

## 디젤분무에서 미립화 및 액적분열모델의 예측능력평가

### Assessment of Prediction Ability of Atomization and Droplet Breakup Models on Diesel Spray Dynamic

김정일\*, 노수영\*\*

J. I. Kim, S. Y. No

#### ABSTRACT

A number of atomization and droplet breakup models have been developed and used to predict the diesel spray characteristics. Of the many atomization and droplet breakup models based on the breakup mechanism due to aerodynamic liquid and gas interaction, four models classified as mathematical models, such as TAB, modified TAB, DDB, WB and one of the hybrid model based on WB and TAB models were selected for the assessment of prediction ability of diesel spray dynamics. The assessment of these models by using KIVA-II code was performed by comparing with the experimental data of spray tip penetration and sauter mean diameter(SMD) from the literature.

It is found that the prediction of spray tip penetration and SMD by the hybrid model was only influenced by the initial parcel number. All the atomization and droplet breakup models considered here was strongly dependent on the grid resolution. Therefore it is important to check the grid resolution to get an acceptable results in selecting the models. At low injection pressure, modified TAB model could only give the good agreement with experimental data of spray tip penetration and both of modified TAB and DDB models were recommendable for the prediction of SMD. At high injection pressure, hybrid model could only give the good agreement with the experimental data of spray tip penetration and the prediction of all of the selected models did not match the experimental data. Spray tip penetration was increased with the increase the  $B_1$  and the increase of  $B_1$  did not affected the prediction of SMD.

Key word : Atomization and droplet breakup model(미립화 및 액적분열모델), Spray tip penetration(분무선단 관통거리), SMD(Sauter 평균 직경), KIVA-II code(KIVA-II 코드), Initial parcel number(초기 parcel 수)

#### 1. 서론

최근 미립화가 직접분사식 디젤엔진의 연소에 미치는 영향에 대한 연구가 활발히 진행되

고 있다. 이것은 직접분사식 디젤엔진에서 문제가 되는 유해배출물질, 즉 그을음, NOx, 입자상 물질 등의 생성이 엔진 내부의 연소뿐만 아니라 연료 분사시의 미립화 특성에 크게 영향을 받기 때문이다.

\* 정회원, 충북대학교 농업기계공학과 대학원

\*\* 정회원, 충북대학교 농업기계공학과

직접분사식 디젤엔진에서 액체 체트 및 액적들의 분열 현상은 노즐 형상, 사용되는 액체의

물리학적 특성 및 열역학적 특성, 연료 공급시스템 등과 같은 다양한 변수에 의해 영향을 받으며, 특히 액체와 공기의 공기역학적 상호작용에 크게 영향을 받는다.

현재까지 개발된 미립화 및 액적분열모델은 크게 수학적 모델, 현상학적 모델, 경험적 모델, 혼합 모델로 분류할 수 있다<sup>(1)</sup>.

수학적 모델에는 Taylor 상사 모델, 파동 불안정성 모델이 포함되며, 현상학적 모델에는 파동 성장 및 난류 모델과 공동 현상 유발 미립화 모델이 포함된다. 경험적 모델에는 Reitz와 Diwakar 모델, Pilch와 Erdman 모델, Hsiang과 Faeth 모델, FIPA 모델, 조합 모델이 포함되며, 혼합 모델에는 WB+TAB 모델, WGT+TAB 모델, WGT+MCIA+TAB 모델, WB+FIPA 모델이 포함된다.

Taylor 상사 모델은 계속 수정되고 있으며, 이 범주에는 TAB 모델, 수정 TAB 모델, 액적 변형 및 분열(DDB) 모델, 증진 TAB 모델 등이 있다. 파동 불안정성 모델에는 파동분열(WB) 모델과 R-T와 K-H 불안정성 경쟁 모델이 있다.

많은 연구자들이 액체 제트와 액적 분열의 예측에 TAB 모델과 WB 모델을 사용하였다.

Allocca 등<sup>(2)</sup>은 KIVA-II 코드를 이용하여 실은 및 높은 주위 가스 밀도와 고온 및 고압 상태에서 TAB 모델, WB 모델, 그리고 DDB 모델의 적용 가능성을 평가하였다. 이들은 실은 및 높은 주위 가스 밀도하에서는 분무선단 관통거리의 경우 WB 모델과 DDB 모델이 실험값과 잘 일치하였으며, SMR의 경우 세 가지 모델이 모두 실험값보다 작게 예측되었다고 하였다. 또, 고온 및 고압하에서는 분무선단 관통거리의 경우 WB 모델과 TAB 모델이 같은 경향을 보이며, SMR에 대해서는 증발하에서 큰 차이가 없었다고 하였다.

Gonzalez 등<sup>(3)</sup>은 증발이 없는 분무에서 격자의 크기를 반경 방향 0.5mm, 축 방향 5mm로 하여 모델링한 결과 측정된 분무각의 바깥쪽에 분포하는 액적이 40%이었고, 이 결과는 축 방향 크기가 너무 크기 때문이며, 축 방향 크기를 2mm하여 모델링한 결과 측정된 분무각의

바깥쪽에 분포하는 액적이 4.6%에 불과했으며, 이 결과로부터 디젤 분무의 모델링에서 격자의 크기가 계산 결과에 큰 영향을 미치기 때문에 격자의 크기를 노즐 오리피스 직경의 4~5배로 하는 것이 적당하다고 하였다.

KIVA-II 코드에서는 분무의 계산을 위해 초기 parcel 수를 지정해야 한다. Amsden 등<sup>(4)</sup>은 초기 parcel 수를 증가시키면, 계산 결과는 정확해지지만, 계산 시간이 크게 증가한다고 하였으며, 적절한 parcel 수를 2차원에서 500~1000개, 3차원에서 2000~5000개라고 하였다. Chaves와 Obermeier<sup>(5)</sup>는 계산 parcel에 포함되는 액적의 수는 전체 연료의 질량보존에 의해 계산된다고 하였고, Arcoumanis 등<sup>(6)</sup>은 parcel 수는 연료 분사율에 비례하며, 적절한 parcel 수를 1500~3000개라고 하였다.

WB 모델에서는 분열시간상수  $B_1$ 의 선정이 중요하다. Rutland 등<sup>(7)</sup>은 분사 압력이 80MPa 이하에서는 10, 90MPa 이하에서는 30, 100MPa 이상에서는 60을 사용하는 것이 좋은 결과를 얻을 수 있다고 하였다.

이 연구의 목적은 TAB, 수정 TAB, DDB, WB, 그리고 혼합 모델(WB+TAB) 등 다섯 가지 모델에 대하여 초기 parcel 수와 격자의 형태가 디젤 분무의 모델링에 미치는 영향과 분사 압력이 저압인 55MPa과 고압인 120MPa에서 미립화 및 액적분열모델의 디젤 분무의 예측 능력을 평가함과 동시에 WB 모델 상수  $B_1$ 이 모델링에 미치는 영향을 해석하는 것이다.

## 2. 이론적 모델

### 2.1 TAB 모델

이 모델은 O'Rourke와 Amsden<sup>(8)</sup>이 제안한 모델로 진동하고, 변형되는 액적과 스프링-질량계 사이의 상사를 기초로 하여 개발된 모델이다. 모델 방정식은 다음과 같다.

$$\frac{d^2y}{dt^2} = \frac{C_F \rho_g U^2}{C_b \rho_l r^2} - C_d \frac{\sigma}{\rho_l} \frac{1}{r^2} y - C_d \frac{\mu_l}{\rho_l} \frac{1}{r^2} \frac{dy}{dt} \quad (1)$$

여기서  $y(x/(C_b r))$ 는 액적의 평형위치로부터의 무차원 변위이며,  $y > 1$ 일 때 분열이 일어난다.

또, 분열 후 액적의 크기는 분열하기 전 액적이 가지고 있는 에너지와 분열 후 액적이 가지는 에너지와 같다는 에너지 보존법칙으로부터 다음과 같은 식을 사용하여 계산한다.

$$\frac{r}{r_{32}} = 1 + \frac{8K}{20} + \frac{\rho_l r^3}{\sigma} \left( \frac{dy}{dx} \right)^2 \left( \frac{6K-5}{120} \right) \quad (2)$$

이 모델에서 사용되는 모델 상수는  $C_F=1/3$ ,  $C_b=1/2$ ,  $C_k=8$ ,  $C_d=5$ 이다.

### 2.2 수정 TAB(MTAB) 모델

이 모델은 Senda 등<sup>(9)</sup>이 제안한 모델로 KIVA-II 코드에서 액적 크기 분포를 나타내는 분포 함수인 카이제곱 분포 함수의 자유도  $\phi$ 를 2에서 6으로 수정하였다. 이 경우  $D_{10}$ 과  $D_{32}$ 의 관계는  $D_{10}=(3/5)D_{32}$ 로 표현된다. 또, 이 모델에서는 찌그러짐 에너지비  $K$ 를 3.3에서 0.89로 수정하였으며, 액적 합침은 고려하지 않는다.

### 2.3 액적변형 및 분열(DDB) 모델

이 모델은 Ibrahim 등<sup>(10)</sup>에 의해 개발된 모델로 TAB 모델에서 고려하지 않았던 액적의 비선형 효과를 고려하여 개발된 모델이다. 모델 방정식은 다음과 같다.

$$K \frac{d^2 y^*}{dt^{*2}} + \frac{4N}{Re} \frac{1}{y^{*2}} \frac{dy^*}{dt^*} - \frac{27\pi^2}{16We} y^* [1 - 2(cy^*)^{-6}] = \frac{3}{8} \quad (3)$$

여기서,  $c=3\pi/4$ ,  $y^*=y/r$ ,  $t^*=t(U_\infty/r)$ 이며,  $K$ 는 밀도비,  $N$ 은 점도비이다.

단, 이 모델은 순수한 외부 유동에서 분무 액적의 전단형( $We > 20$ )의 변형에 적용할 수 있으며, 액적의 체적은 변형 전후에 변화가 없다고 가정한다.

이 모델에서 액적의 분열이 일어나는 임계 조건은 다음과 같다.

$$\left( \frac{a}{r} \right) = \frac{3\pi}{4} y^* = \frac{We}{6\pi} \quad (4)$$

### 2.4 파동분열(WB) 모델

이 모델은 Reitz<sup>(11)</sup>가 제안한 모델로 노즐 출구에서 가정한 초기 액적 크기 분포를 지정해야 할 필요성을 제거하기 위하여 축대칭 원통 분무의 표면에 형성되는 Kelvin-Helmholtz 파의 불안정한 성장<sup>(12)</sup>을 고려한다.

이 모델에서 액적의 분열은 반경  $r$ 을 갖는 새로운 액적이 특성 반경  $a$ 를 갖는 원래 액적으로부터 다음과 같이 형성된다고 가정하여 모델화한다.

$$r = B_0 \Lambda \quad (B_0 \Lambda \leq a) \quad (5.a)$$

$$r = \min \left[ \left( \frac{3\pi a^2 U}{2Q} \right)^{0.33}, \left( \frac{3a^2 \Lambda}{4} \right)^{0.33} \right] \quad (B_0 \Lambda > a) \quad (5.b)$$

여기서  $Q$ 는 파의 성장률이며,  $\Lambda$ 는 파장이다.

액적이 분열되는 시간은 불안정한 액주의 크기가 다음과 같은 속도식에 의해 시간에 따라 계속 변하게 되고, 액적 반지름의 변화율은 다음과 같이 표현된다.

$$\frac{da}{dt} = -(a-r)/\tau \quad (r \leq a) \quad (6)$$

이 식에서  $\tau$ 는 액적 분열 시간으로 다음과 같다.

$$\tau = 3.726 B_1 a / \Lambda Q \quad (7)$$

이 모델에서 사용한 모델 상수는  $B_0=0.61$ ,  $B_1=10$ 이다.

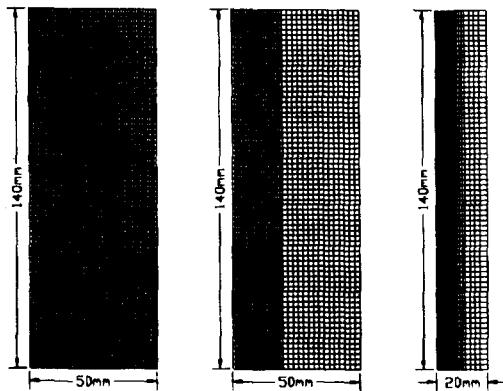
### 2.5 혼합 모델(WB+TAB)

이 모델은 Beatrice 등<sup>(13)</sup>이 제안한 모델로 액적의 크기가 큰 노즐 근처에서는 WB 모델

을 사용하고, 분사된 액적의 최대 직경에 95% 이하가 되는 액적에 대해서는 TAB 모델을 사용한다. 이 모델에서 사용되는 상수는 기존의 TAB 모델 상수 중  $C_k$ 를 8대신 1로, WB 모델의 상수 중  $B_1$ 을 10대신 5로 수정하였다.

### 3. 계산 격자 및 모델링 조건

이 연구에서는 그림 1과 같은 세 가지 형태의 격자에 대해 KIVA-II 코드를 사용하여 디젤분무의 거동을 해석하였다.



(a) CASE 1 (b) CASE 2 (c) CASE 3

Fig. 1 Computational grids investigated

Table 1. Details of grid size and type selected

	Radial size (mm)	Axial size (mm)	Grid number
CASE 1	1	2	50×1×70
CASE 2	1 2	2	35×1×70
CASE 3	0.5 1 2 3	2	23×1×70

그림 1(a)는 균일 격자로 Su 등<sup>(14)</sup>등이 제안한 격자와 같은 형태의 격자이고, 그림 1(b)는 비균일 격자로 반경방향 크기가 20mm까지는 1mm이며, 나머지는 2mm이다. 그리고, 그림 1(c)는 Dan 등<sup>(15)</sup>의 격자와 같은 격자이다.

이 연구에서는 모델링을 위해 Senda 등<sup>(9)</sup>의

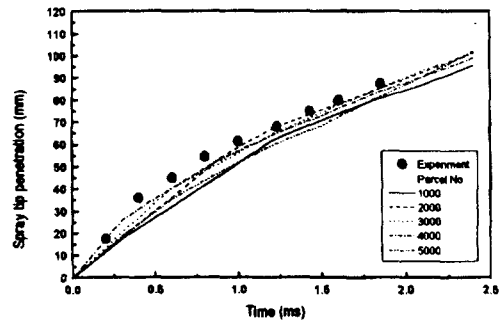
실험데이터를 사용하였다. 분사압력은 55MPa와 120MPa로 하였고, 연료는 n-tridecane ( $n-C_{13}H_{28}$ )을 사용하였다. 주위가스는 질소( $N_2$ )이고, 주위가스의 밀도는  $18.0kg/m^3$ 이다. 노즐은 직경이 0.2mm인 단공노즐을 사용하였고, 1회의 연료 분사량은 12mg이다.

### 4. 계산 결과

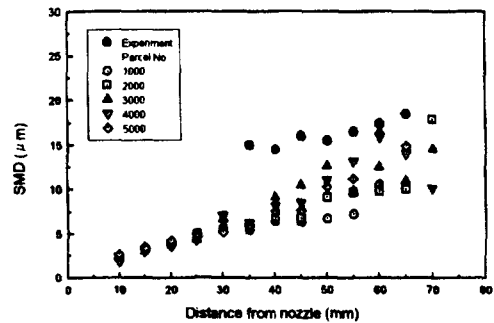
#### 4.1 초기 parcel 수의 영향

KIVA-II 코드에서는 수치적 계산을 위해 입력데이터로 초기 parcel 수를 입력하도록 되어 있다. 기존의 연구들에 의하면 노즐 구멍당 500-5000개 정도를 초기 parcel 수를 사용하는 것이 좋은 결과를 얻을 수 있다고 하였다.

그림 2는 CASE 1에서 분사압력이 120MPa 일 때, parcel 수의 변화에 따른 혼합 모델의 분무선단 관통거리와 SMD의 계산값과 실험값을 나타낸 그림이다. 분무선단 관통거리의 경우 parcel 수가 4000개일 때 실험값과 잘 일치



(a) Spray tip penetration(CASE 1, 120MPa)



(b) SMD(CASE 1, 120MPa)

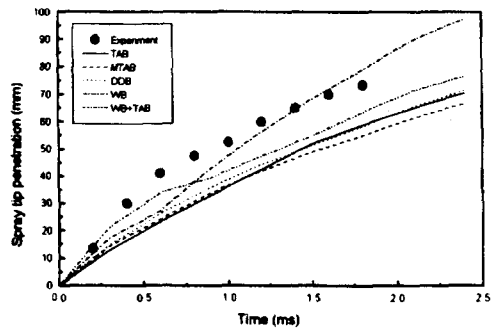
Fig. 2 Effect of initial partial number on tip penetration and SMD in hybrid model

하였다. SMD의 경우는 계산값이 실험값보다 작게 예측되었고, 노즐로부터의 거리 50mm 지점까지는 parcel 수의 변화에 따라 계산값과 실험값이 큰 차이가 없지만, 50mm 이상에서는 parcel 수에 따라 계산값이 차이가 나는 것을 알 수 있다. 따라서 이 연구에서는 그림 2(a)의 분무선단 관통거리의 계산 결과에서 parcel 수가 4000개 일 때의 계산값이 실험값과 가장 잘 일치하였기 때문에 parcel 수를 4000개로 선정

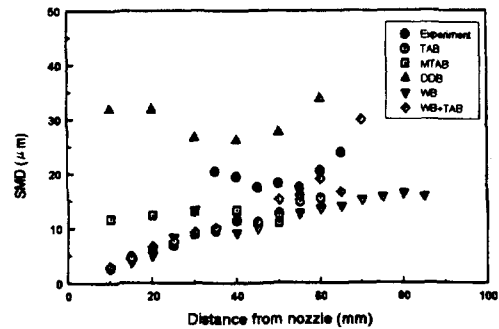
하여 모델링 하였다.

#### 4.2 격자 크기의 영향

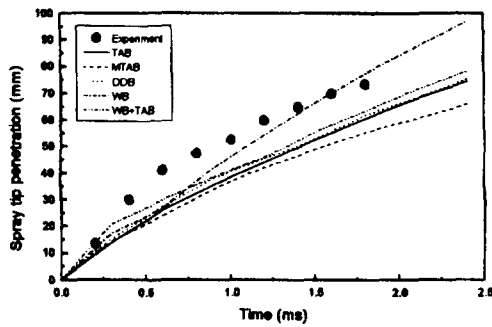
그림 3은 분사압력이 55MPa일 때 세 가지 격자에 대해 시간에 따른 분무선단 관통거리의 계산값과 실험값을 나타낸 그림이다. CASE 1 과 CASE 2에서는 WB 모델을 제외한 네 가지 모델이 비슷한 경향을 나타내고 있으며, 실험값보다 작게 분무선단 관통거리가 예측되었다.



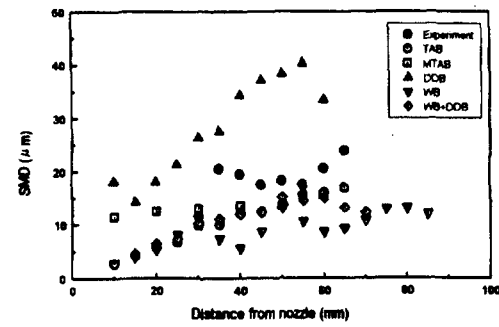
(a) CASE 1



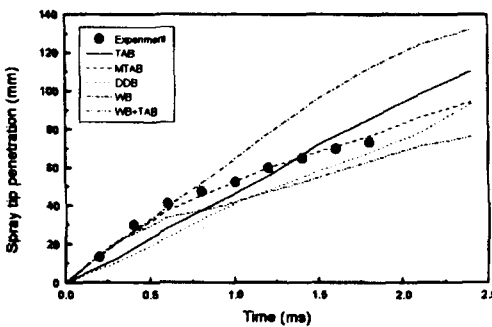
(a) CASE 1



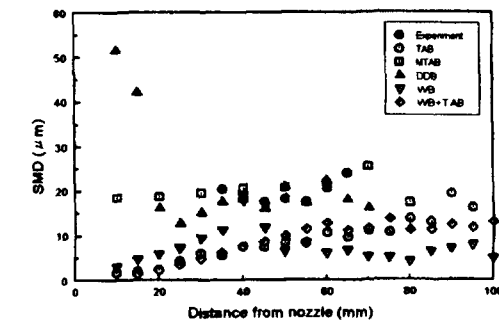
(b) CASE 2



(b) CASE 2



(c) CASE 3



(c) CASE 3

Fig. 3 Comparison of computed and measured tip penetration for different models and grid resolutions ( $P_{inj}=55\text{MPa}$ )

Fig. 4 Comparison of computed and measured SMD for different models and grid resolutions ( $P_{inj}=55\text{MPa}$ )

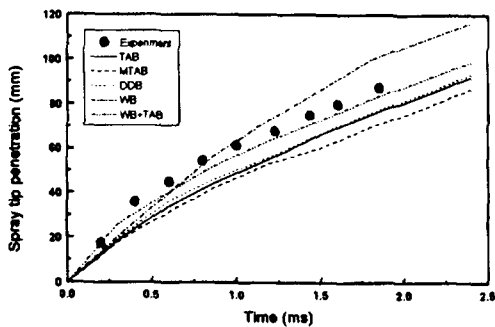
CASE 3의 경우에는 수정 TAB 모델이 실험값과 잘 일치하였다. 이 결과로부터 미립화 및 액적분열모델이 격자의 크기에 큰 영향을 받을 수 있다.

그림 4는 분사압력이 55MPa일 때 세 가지 격자에 대한 SMD의 계산값과 실험값을 나타낸 그림이다. CASE 1과 CASE 2의 경우는 DDB 모델을 제외한 네 가지 모델의 계산값이

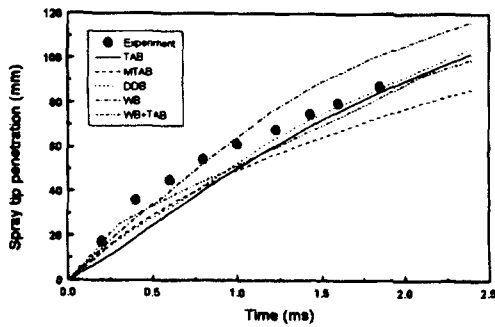
실험값보다 작게 예측되었고, CASE 3의 경우는 수정 TAB 모델과 DDB 모델 계산값이 실험값과 잘 일치하였다.

### 4.3 분사압력의 영향

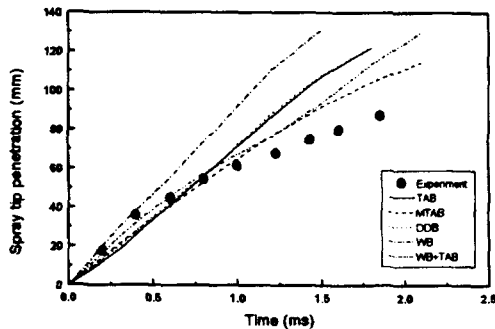
그림 5는 고압에서 세 가지 격자에 대한 분무단 관통거리의 계산값과 실험값을 나타낸 그림이다. 이 그림으로부터 다섯 가지 모델 모



(a) CASE 1

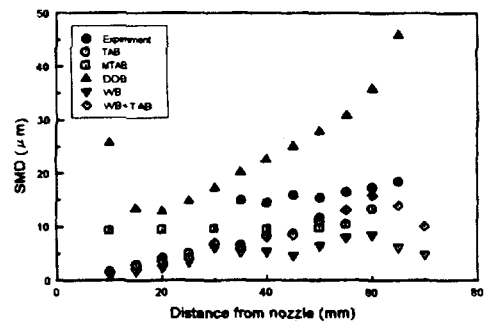


(b) CASE 2

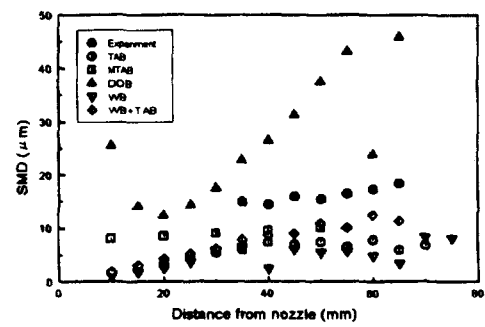


(c) CASE 3

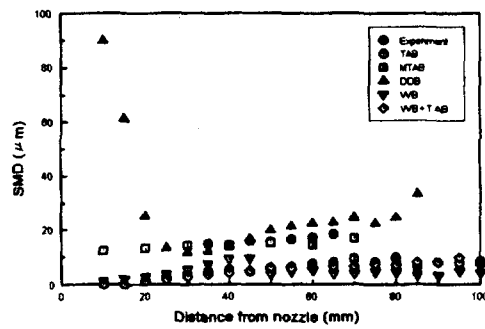
Fig. 5 Comparison of computed and measured tip penetration for different models and grid resolutions (Pinj=120MPa)



(a) CASE 1



(b) CASE 2

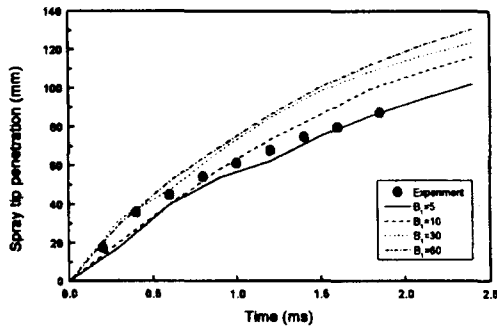


(c) CASE 3

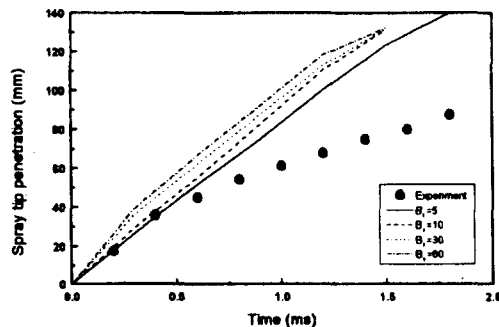
Fig. 6 Comparison of computed and measured SMD for different models and grid resolutions (Pinj=120MPa)

두가 격자의 크기에 큰 영향을 받는 것을 알 수 있다. CASE 1의 경우에는 WB 모델과 TAB 모델을 합한 혼합 모델이 실험값과 잘 일치하였고, CASE 2와 CASE 3에서는 다섯 가지 모델 모두가 실험값과 잘 맞지 않았다. 따라서, 수학적 모델은 고압에서 분무선단 관통거리를 제대로 예측하지 못함을 알 수 있다.

그림 6은 고압에서 세 가지 형태의 격자에 대한 SMD의 계산값과 실험값을 나타낸 그림이다. CASE 1과 CASE 2에서 DDB 모델을 제외한 네 가지 모델 모두가 실험값보다 작게 SMD를 예측하였고, DDB 모델은 실험값보다 크게 SMD를 예측하였다. CASE 3에서는 수정 TAB 모델의 계산값이 실험값과 잘 일치하였다. 이것은 수정 TAB 모델이 쪼그려짐 에너지 비 K를 기존의 TAB 모델에서 사용한 3.3대신 0.89로 수정하였기 때문이다.



(a) CASE 1



(b) CASE 3

Fig. 7 Effect of  $B_1$  on tip penetration in WB model

#### 4.4 WB 모델 상수 $B_1$ 의 영향

그림 7은 분사압력이 120MPa인 고압에서 CASE 1과 CASE 3에서  $B_1$  값의 변화에 따른 분무선단 관통거리의 계산값과 실험값을 나타낸 그림이다. 그림에서와 같이  $B_1$  값이 증가하면 분무선단 관통거리의 계산값도 증가한다.

Rutland 등<sup>(7)</sup>은 고압에서는 기존의 모델상수인 10보다 큰 값을 사용하는 것이 좋은 결과를 얻을 수 있다고 하였지만, CASE 3에서  $B_1$  값이 60일 경우 실험값보다 분무선단 관통거리가

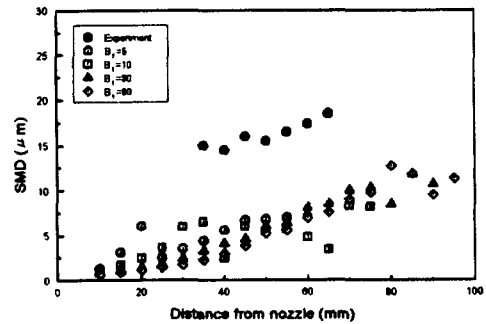


Fig. 8 Effect of  $B_1$  on SMD in WB model (CASE 2)

매우 크게 예측되었다. 따라서, 고압에서 항상 기존의 상수보다 큰  $B_1$  값을 사용하는 것은 좋지 않으며, 격자의 크기를 고려하여  $B_1$  값을 선정하는 것이 좋은 결과를 얻을 수 있다.

그림 8은 CASE 2에서 WB 모델의 상수  $B_1$  값의 변화에 따른 SMD의 변화를 나타낸 그림이다. 그림에서와 같이  $B_1$  값의 변화에 따라서 계산된 SMD의 값이 큰 차이가 없음을 알 수 있으며, 실험값과는 잘 맞지 않음을 알 수 있다. CASE 1과 CASE 3에서도 같은 경향을 얻을 수 있었다.

#### 5. 결론

이 연구에서는 수학적 모델 중 TAB, 수정 TAB, DDB, WB 등 네 가지 모델과 그리고 혼합 모델 중 WB 모델과 TAB 모델을 합한 혼합 모델에 대하여 KIVA-II 코드를 사용하여 디젤 분무에서의 예측능력을 평가하였다.

TAB 모델과 WB 모델은 초기 parcel 수에 계산 결과가 영향을 받지 않았으며, 혼합 모델은 분무선단 관통거리와 SMD의 계산에서 초기 parcel 수의 영향을 받았다.

이 연구에서 선택한 미립화 및 액적분열모델들은 격자의 크기에 크게 영향을 받았다. 따라서, 디젤 분무의 거동을 해석하기 위해 미립화 및 액적분열모델을 선택할 때에는 격자의 크기를 고려하여 선택하여야 한다.

고압 분사에서 분무선단 관통거리의 계산에서는 혼합 모델의 계산값이 CASE 1에서 실험값과 잘 일치하였으며, SMD의 계산에서는 수정 TAB 모델이 가장 나은 결과를 얻을 수 있었다.

WB 모델 상수  $B_1$ 은 고압 분사에서 격자의 크기를 고려해 선택하여야 한다.  $B_1$  값이 증가하면 분무선단 관통거리의 계산값은 증가하였지만, SMD의 계산에는 영향을 주지 않았다.

#### 참고 문헌

1. 노수영, "디젤분무의 미립화 및 액적분열모델(III)", 한국액체미립화학회지, 제4권, 3호, pp. 1-7, 1999
2. L. Allocca, F.E. Corcione, A. Fusco, F. Popetti and S. Succi, "Modeling of diesel spray dynamics and comparison with experiments, SAE paper 941896, 1994
3. M.A. Gonzalez, Z.W. Lian and R.D. Reitz, "Modeling diesel engine spray vaporization and combustion", SAE paper 920579, 1992
4. A.A. Amsden, P.J. O'Rourke and T.D. Butler, "KIVA-II : A computer program for chemically reactive flows with sprays, LA-11560-MS, UC-96, May 1989
5. H. Chaves and F. Obermeier, "Modeling the effect of modulations of the injection velocity on the structure of diesel sprays", SAE paper 961126, 1996
6. C. Arcoumanis, M. Gavaises and B. French, "Effect of fuel injection processes on the structure of diesel sprays", SAE paper 970799, 1997
7. C.J. Rutland, N. Ayoub, Z. Han, G. Hampson, S.C. Kong, D. Mather, M. Musculus, M. Patterson, L. Ricart, P. Stephenson and R.D. Reitz, "Progress towards diesel combustion modeling", SAE paper 952429, 1995
8. P.J. O'Rourke and A.A. Amsden, "The tab method for numerical calculation of spray droplet breakup", SAE paper 872089, 1987
9. J. Senda, T. Dan, S. Takagishi, T. Kanda and H. Fujimoto, "Spray characteristics of non-reacting diesel fuel spray by experiments and simulation with KIVA-II code", Proc. of ICLASS-97, Aug. 18-22, Seoul, Korea, pp. 149-156, 1997
10. E.A. Ibrahim, H.Q. Yang and A.J. Przekwas, "Modeling of spray droplets deformation and breakup", AIAA J. of Propulsion and Power, Vol. 9, No. 4, pp. 652-654, 1993
11. R.D. Reitz, "Modeling atomization processes in high-pressure vaporizing sprays", Atomisation and Spray Technology, Vol. 3, pp. 309-337, 1987
12. P.G. Drazin and W.H. Reid, "Hydrodynamic stability", Cambridge Univ. Press, 1981, pp. 14-19
13. C. Beatrice, P. Belardini, C. Bertoli, M.C. Cameretti and N.C. Cirillo, "Fuel jet models for multidimensional diesel combustion calculation ; An update", SAE paper 950086, 1995
14. T.F. Su, M.A. Patterson, R.D. Reitz and P.V. Farrell, "Experimental and numerical studies of high pressure multiple injection sprays", SAE paper 960861, 1996
15. T. Dan, S. Takagishi, J. Senda and H. Fujimoto, "Organized structure and motion in diesel spray", SAE paper 970641, 1997